

文章编号: 1000-8055(2010)12-2802-05

镍基单晶合金蠕变研究: 叶片蠕变的有限元分析

杨晓光¹, 白露¹, 石多奇¹, 于慧臣²

- (1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;
2. 中国航空工业集团公司 北京航空材料研究院, 北京 100095)

摘 要: 该文为镍基单晶合金高温蠕变建模研究工作的第三部分, 利用前面研究已建立的蠕变材料模型及编写的 ABAQUS 软件 UMAT 子程序, 选取了模型涡轮一级叶片叶身段, 利用单晶 DD3 蠕变数据和实际叶片温度场, 通过设定不同的晶体取向, 分析了叶片主晶体取向偏差对叶片蠕变的影响, 计算同时也给出了次取向偏差对分析的影响。整个分析, 揭示了不同取向对叶片蠕变的影响; 不同于材料的蠕变, 叶片在通常控制的 10° 取向偏差内, 蠕变分散也较大。

关 键 词: 镍基单晶合金; 蠕变; 有限元分析; 涡轮叶片; ABAQUS 软件

中图分类号: V250.3

文献标识码: A

Creep of Ni-based single crystal superalloy: finite element analysis of blade creep

YANG Xiao-guang¹, BAI Lu¹, SHI Duo-qi¹, YU Hui-chen²

- (1. School of Jet Propulsion,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;
2. Beijing Institute of Aeronautical Materials,
China Aviation Industry Corporation, Beijing 100095, China)

Abstract: This paper is the third part of the research on creep behavior of single crystal superalloy. A UMAT subroutine of ABAQUS based on the creep model was developed. The first order blade of a turbine was chosen as the simulating model. The DD3 creep data and the real temperature field was used to analyze the influence of crystal orientations to the blade creep behavior though defining different crystal orientations. At the same time the influence of the deviation of secondary crystal orientation was also analyzed. Consequently the influence of crystal orientations to the blade creep behavior was found. Unlike the material creep behaviors, the dispersion of blade creep behavior is great though 10° deviation of the crystal orientation is controlled.

Key words: Ni-based single crystal superalloy; creep; finite element analysis;
turbine blade; ABAQUS software

单晶镍基高温合金的蠕变试验得到的不同的温度和应力水平下的蠕变数据以及显微观察表

明, 材料受到多种因素的影响而呈现出多变的蠕变机理和蠕变变形现象^[1-6]。另一方面, 航空发动

收稿日期: 2009-10-31; 修订日期: 2010-09-17

作者简介: 杨晓光(1962—), 男, 上海人, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事高温结构及材料的疲劳与断裂、本构理论及疲劳寿命预测等方面的研究。

机的热端部件在工作过程中要经历复杂的温度条件,其转子部分还要承担离心力和气动载荷的作用。因此,单晶镍基高温合金制成的高压涡轮转子叶片也必然呈现出复杂的蠕变行为^[7-10]。

目前国内常用的制造工艺中通过选晶器控制单一晶粒的铸造过程,通常难以准确地控制晶粒的方向。在实际检验中,单晶叶片的叶形堆积线与〈001〉方向之间的夹角小于 10°~15°即判断为合格。考虑到材料蠕变行为与晶体取向之间的相关性,方向差别会造成材料蠕变性能的变化,因此也会引起叶片蠕变性能的改变。这表示经检验合格的叶片可能具有方向分散性,从而造成蠕变性能在一定程度上的变化。

本文使用文献[7]提出的蠕变模型编写成有限元软件 ABAQUS 的用户子程序 UMAT^[11],对高温下镍基单晶叶片进行蠕变分析。

1 有限元网格与边界条件

分析使用的有限元网格见图 1,其结构为某航空发动机的高压涡轮转子叶片基部断面,模型的厚度定义为 1 mm。

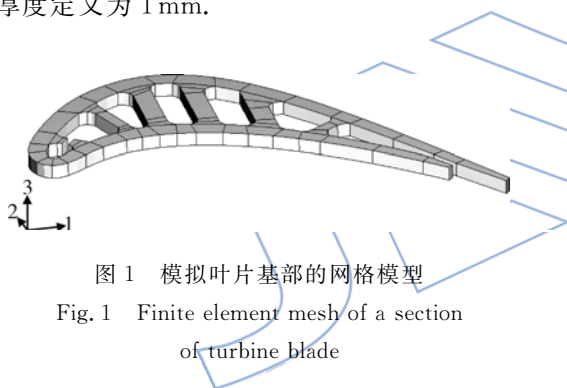


图 1 模拟叶片基部的网格模型

Fig. 1 Finite element mesh of a section of turbine blade

为了在限制刚体位移的同时避免引入虚假的应力,在消除模型刚体位移的同时保证模型可以在 x 和 y 方向上自由变形,施加以下的位移约束条件:

- 1) 在模型的下表面固定 z 向位移;
- 2) 涡轮叶片尾缘处一点固定 x 和 y 向位移;
- 3) 在前缘上,与后缘固定点 x 坐标一致的结点处固定 y 向位移。

根据实际叶片在最大转速时,该叶身段的应力水平,在上表面均匀施加了 300 MPa 的拉伸应力。

上述条件下模型的上表面可以自由变形,而在完整的涡轮叶片各部分之间存在着相互约束变形的现象,而这种约束不可避免地引起热应力以及低温与高温部分之间应力水平的重分配。为了反映这种位移制约关系,强制定义模型的上表面具有相同

的 z 向位移。

2 材料模型

材料的弹性行为采用常用胡克定律描述,根据温度取弹性参数,具体数值见文献[12]。

2.1 材料的蠕变模型

材料的蠕变模型采用前文中提出的基于位错密度演化规律的蠕变模型^[7],模型表示为在第 α 个滑移系上,剪切变形速率 $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ 随累积剪切变形 $\gamma^{(\alpha)}$ 变化之间的方程

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = (\dot{\Gamma} + \Omega \gamma^{(\alpha)}) [\exp(-\phi \gamma^{(\alpha)} - \psi) + \lambda] \quad (1)$$

其中 $\dot{\Gamma}$, Ω 和 ϕ 和 λ 分别表示初始位错密度、位错增殖,变形硬化以及稳态位错组织的影响,与温度和滑移系上的分切应力水平 $\tau^{(\alpha)}$ 有以下关系:

$$\begin{aligned} \dot{\Gamma}_0 &= A_1 \exp \left(B_1 \tau^{(\alpha)} - \frac{Q_1}{RT} \right) \\ \Omega &= A_2 \exp \left(B_2 \tau^{(\alpha)} - \frac{Q_2}{RT} \right) \\ \phi &= A_3 \exp \left(B_3 \tau^{(\alpha)} - \frac{Q_3}{RT} \right) \\ \lambda &= A_4 \exp \left(B_4 \tau^{(\alpha)} - \frac{Q_4}{RT} \right) \end{aligned} \quad (2)$$

这里的 A_i , B_i 和 Q_i 为材料参数。

2.2 材料方向的定义

单晶的晶体取向通过两个方向来定义,具体的含义见图 2 中的 α 和 β 在坐标系以及极射三角形中的含义,其中 xyz 表示结构坐标系。需要指出的是,图中的 x 轴位于〈100〉-O-〈010〉平面内。

在上述角度定义下,从结构坐标系向材料坐标系的转换矩阵可以表示为

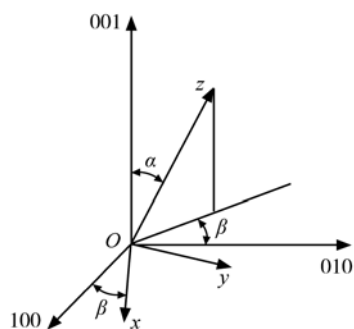
$$\begin{bmatrix} \cos \beta & -\cos \alpha \sin \beta & -\sin \alpha \sin \beta \\ \sin \beta & \cos \alpha \cos \beta & \sin \alpha \cos \beta \\ 0 & -\sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (3)$$

在分析计算中,对上述的模型使用不同的晶体取向定义,取 α 和 β 如表 1 中的数值,计算结构的蠕变变形。

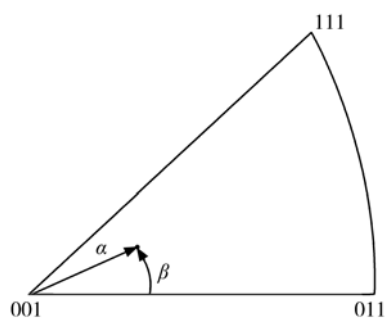
表 1 单晶取向的选择

Table 1 Setting of material orientations

$\alpha/(^\circ)$		$\beta/(^\circ)$			
0	0	30	60	90	
5	0	30	60	90	
10	0	15	30	45	60 75 90



(a) 材料坐标系与结构坐标系



(b) 极射三角形中的角度

图 2 定义材料方向的角度

Fig. 2 Definition of material orientations

3 温度条件

结构上施加传热计算获得的实际涡轮叶片根部的温度条件,温度场的分布如图 3 所示.

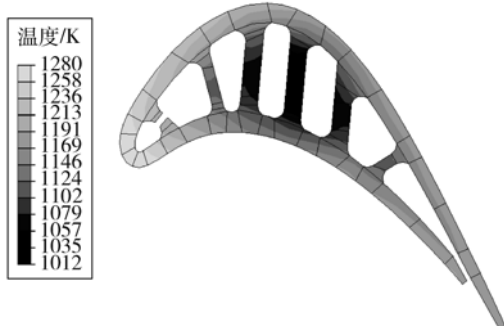


图 3 模型的温度场分布

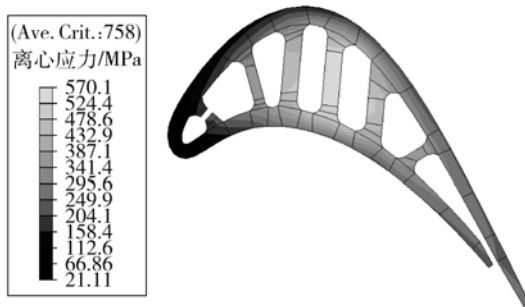
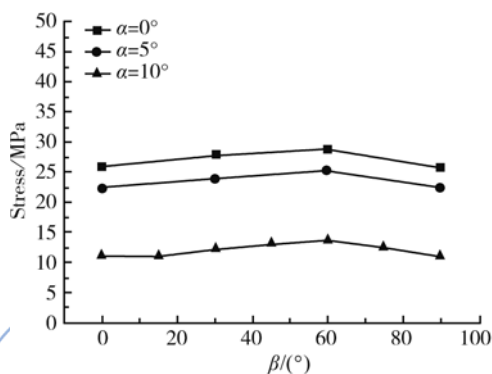
Fig. 3 Temperature distribution of the finite element model

4 计算结果及其分析

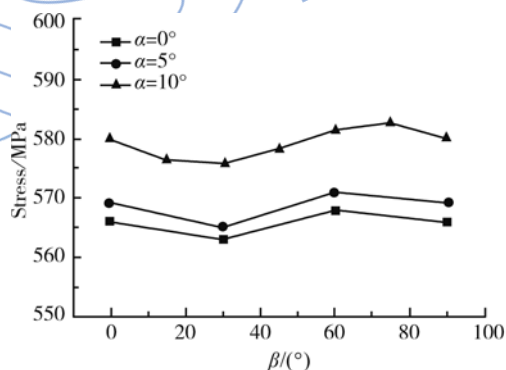
模型中外载荷的大小为 300 MPa,以下给出的是载荷与温度的共同作用下材料的响应.

当时间很短,蠕变过程尚未引起强烈的变形,对比不同方向上的应力分布可以看到已经出现了

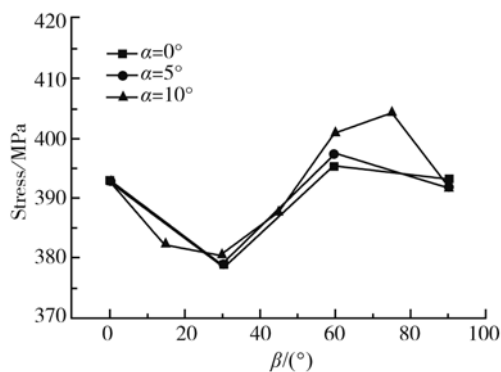
一些差别.图 4 中显示了弹性应力的大致分布情

(a) $\alpha=5^\circ, \beta=30^\circ$ 对应的z向应力分布

(b) 结点6597在不同晶向上的z向应力(温度1280 K)



(c) 结点6783在不同晶向上的z向应力(温度1012 K)



(d) 结点6793在不同晶向上的z向应力(温度1127 K)

图 4 弹性状态下的部分应力结果

Fig. 4 Elastic stress results for 3 nodes

况,以及 3 个典型结点上的 z 向应力与晶体方向角之间的关系。

从弹性应力的计算结果看,虽然对应不同温度的结点具有复杂的应力变化,但可以看到 α 角是影响结构中应力分布的主要因素,即使有温度场的影响, α 角从 0° 到 5° 变化对应的弹性性能变化小于 α 角从 5° 到 10° 导致的性能变化。

其次, β 角的变化也引起了 z 向应力的变化,在不同的 α 角下也表现出相同的变化规律。这种现象可能来自热应力的作用,泊松比随 β 的变化以及温度造成的模型各部分弹性性能的差异。

在载荷作用下利用蠕变模型可以计算结构的蠕变变形,这里统一以蠕变变形达到 0.1% 时结束计算。图 5 中对应不同晶体取向的蠕变变形与时间关系曲线。

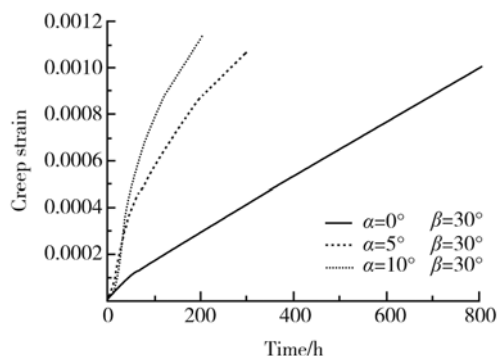


图 5 模型的蠕变变形-时间关系

Fig. 5 Creep deformation of whole model with time

从图 5 的蠕变变形结果可以看到,不同的方向上蠕变曲线的变化规律都呈现出大致的两个阶段,初始的加速阶段以及之后的稳定蠕变阶段。不同 α 角对应的蠕变速率差别很大,达到 0.1% 蠕变应变的蠕变寿命,当 α 为 0° 时大约为 800 h,而当 α 为 5° ,寿命下降到 330 h,当 α 增大到 10° 寿命下降为不到 200 h。对于表 1 中的全部角度,图 6 给出了所有方向上结构达到 0.1% 蠕变的应变时间。

从图 6 的结果看,具有复杂温度分布的结构显示出的结果与蠕变试棒不同,影响结构蠕变的主要因素是 α 角,这一角度显示出决定性的影响。常规检查 α 角在 10° 范围内的制品都是合格的,但计算结果表明合格制品之间存在着接近 8 倍的蠕变寿命差异。随着 α 从 0° 增加到 5° ,蠕变寿命从 800 h 左右下降到 200~300 h,而当这个角度增大到 10° ,蠕变寿命又进一步降低到 200 h 以下甚至接近 100 h。

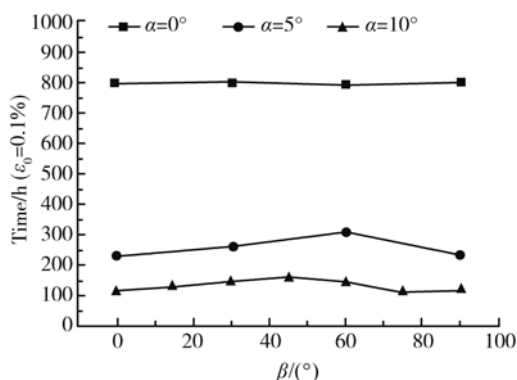


图 6 不同 α 与 β 对应的 0.1% 蠕变应变寿命

Fig. 6 Creep life of 0.1% strain for the different combinations of α and β

从 α 角不变,改变 β 角得到的曲线看,当 α 角为 0° 时 β 角的影响并不明显。当 α 为 5° ,随着 β 角数值的改变,模型的蠕变寿命显示出有规律的变化,每个 α 角对应的曲线上的寿命的最大值与最小值之比分别为 1.35。当 α 角增加到 10° ,不同 β 对应的寿命最大值和最小值之比达到了 1.39。结果表明,当 α 角的数值增大,即铸造结构坐标系与晶体坐标系的偏离越大, β 角的影响也越显著。

对比图 4 中不同结点上的应力与图 6 的寿命关系,可以看到弹性应力状态可以充分反映出 α 角的影响,但与 β 角无关。

在图 7 和图 8 中分别给出了八面体主滑移系和八面体副滑移系在上述 α 与 β 的取值下对应的 Schmid 因子。从图形上显然可以看到,两组 Schmid 因子的变化与蠕变寿命并未显示出相似的变化规律。

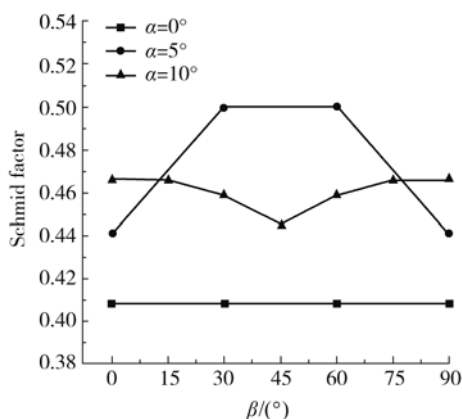


图 7 $\{111\}\langle 110 \rangle$ 滑移系的 Schmid 因子

Fig. 7 Schmid factor in $\{111\}\langle 110 \rangle$ slip system

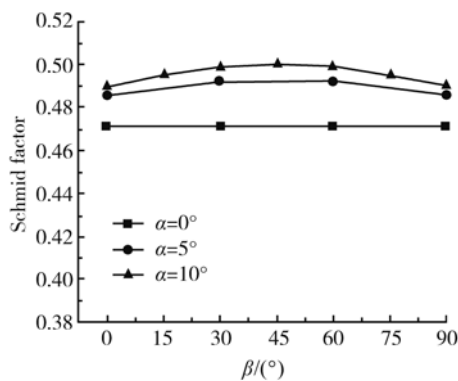


图8 $\{111\}\langle 112 \rangle$ 滑移系的 Schmid 因子

Fig. 8 Schmid factor in $\{111\}\langle 112 \rangle$ slip system

5 结 论

从本文的工作可以得到以下的结论:

1) 具有复杂温度和应力分布的单晶合金结构具有与方向相关的力学性能,受到材料的两个方向角 α 和 β 的影响,在较小的方向范围内呈现出显著的蠕变方向差异;

2) 单晶材料蠕变数据表现出强烈的方向相关性,但由于各个温度下的蠕变性能与方向的关系不同,使得结构蠕变行为的方向相关性与试样的实验结果有着明显的差别;

3) 单晶高温合金结构的蠕变差异与初始的弹性模量或者晶体对应的滑移系上的 Schmid 因子可以反映出 α 角对蠕变寿命的影响,但均不能对 β 角造成的差别进行准确预测;

4) 基于位错密度的蠕变模型给出的结果反映出了复杂结构在不同温度和载荷条件下结构蠕变行为随材料方向的变化,表明这种模型可以用于镍基单晶合金结构的蠕变分析。

参考文献:

[1] 杨晓光,白露,石多奇,等.镍基单晶合金蠕变研究:试验、机理及材料模型[J].航空动力学报,2009,24(9):1994-2000.
YANG Xiaoguang, BAI Lu, SHI Duoqi, et al. Creep research of Ni-based single crystal superalloy: experiment, mechanism and material model [J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(9): 1994-2000. (in Chinese)

[2] Gunturi S S K, Maclachlan D W, Knowles D M. Anisotropic creep in CMSX-4 in orientations distant from $\langle 001 \rangle$ [J]. Materials Science and Engineering: A, 2000, 289(1-2): 289-298.
[3] Shollock B A, Buffie J Y, Curtis R V, et al. Characterisation of crystallographic evolution during creep deformation of a single crystal superalloy [J]. Scripta Materialia, 1997, 36(12): 1471-1478.
[4] Sinha N K. Constant-load tertiary creep in nickel-base single crystal superalloys [J]. Materials Science and Engineering: A, 2006, 432(1-2): 129-141.
[5] Diologent F, Caron P. On the creep behavior at 1033 °C of new generation single-crystal superalloys [J]. Materials Science and Engineering: A, 2004, 385(1-2): 245-257.
[6] Richards-Frandsen R, Tien J K. On the effect of orientation on creep-fatigue behavior of a single crystal nickel-base superalloy [J]. Scripta Metallurgica, 1984, 18(7): 731-734.
[7] 白露, 杨晓光, 石多奇, 等. 镍基单晶蠕变研究: 基于晶体塑性的蠕变建模 [J]. 航空动力学报, 2009, 24(9): 2001-2006.
BAI Lu, YANG Xiaoguang, SHI Duoqi, et al. Crystal-plasticity-based creep modeling for Ni-based single crystal superalloy [J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(9): 2001-2006. (in Chinese)
[8] Bertram A, Olschewski J. A phenomenological anisotropic creep model for cubic single crystals [M]. Magdeburg, Germany: Academic Press, 2001: 303-307.
[9] Prasad S C, Rao I J, Rajagopal K R. A continuum model for the creep of single crystal nickel-base superalloys [J]. Acta Materialia, 2005, 53(3): 669-679.
[10] Li S X, Smith D J. High temperature fatigue-creep behaviour of single crystal SRR99 nickel base superalloys: II — Fatigue-creep life behaviour [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1995, 18(5): 631-643.
[11] 庄茁, 由小川, 廖剑晖, 等. 基于 ABAQUS 的有限元分析和应用 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2009.
ZHUANG Zhuo, YOU Xiaochuan, LIAO Jianhui, et al. Finite element analysis and application base on ABAQUS [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2009. (in Chinese)
[12] 《中国航空材料手册》编辑委员会. 中国航空材料手册(第二卷) [M]. 北京: 中国标准出版社, 2002.
Committee of Handbook of China Aeronautic Materials. Handbook of China aeronautic materials Vol. 2 [M]. China: Standards Press of China, 2002. (in Chinese)